DOI: 10.11883/bzycj-2017-0255 文章编号: 1001-1455(2018)03-0491-10

含预制裂纹 L 形梁柱试件动态断裂过程*

李 清,薛耀东,于 强,徐文龙,韦贵华
(中国矿业大学(北京)力学与建筑工程学院,北京 100083)

摘要: 针对含预制裂纹 L 形梁柱试件,为研究预制裂纹动态扩展的力学特征及其对梁柱试件破坏模式的影响,采用数字动态焦散线实验系统,对距节点核心区不同距离 l 处含有预制裂纹的试件进行落锤冲击实验,得到预制裂纹的扩展轨迹、速度、动态应力强度因子的变化规律。结果表明,l 值增大,扩展裂纹在梁下边缘的贯通点与预制裂纹的夹角逐渐增大,曲裂程度变大。裂纹扩展速度随着 l 的增大振荡性增强,裂纹扩展平均速度逐渐降低。l 值为 2 mm 时,裂尖表现为Ⅰ型断裂,l 值增大,裂尖受到剪应力作用增强,Ⅰ型动态应力强度因子减小,Ⅱ型动态应力强度因子增大,断裂逐渐转变为Ⅰ-Ⅱ复合型。

关键词: 梁柱试件;冲击;焦散线;动态断裂;预制裂纹;应力强度因子
中图分类号: O348.1 **国标学科代码**: 13015 **文献标志码**: A

结构存在初始损伤以及在疲劳荷载下易形成微裂纹,外力作用下微裂纹极易扩展导致结构失稳、破坏。因此,含裂纹结构的断裂破坏成为工程力学、断裂力学中重点关注的课题。郑云等[1]根据线弹性断裂力学,采用三维块体-弹簧-板有限元模型对裂纹尖端的应力强度因子进行了计算。范国玺等[2]对不同轴压比的梁柱中节点动态力学性能进行了研究。王元清等[3]为了预测钢结构的破坏,进行了裂纹尖端张开位移实验,提出了基于裂纹扩展阻力的评估方法。王志华等[4]建立了含裂纹结构理论分析模型,提出了裂纹识别的参数化方法。周晖等[5]开展了节点断裂的标定和验证工作。Ruan 等[6]、Liu 等[7]分析了含缺陷悬臂梁的变形机制和振动特征。以上研究多基于准静态加载,对动态加载下结构断裂报道较少。动态加载下结构断裂相比准静态加载由于高加载速率下应力波的作用,不能忽略惯性效应,其卸载阶段也表现出明显的断裂过程。动态焦散线法能较精确地确定动态断裂过程的动态力学参数,解释断裂机理。Manogg[8]首次采用动态焦散线法测定了动态应力强度因子。Theocaris 等[9]研究了倾斜边裂纹在冲击作用下的起裂、扩展过程和应力波的反射、折射现象。Yao 等[10]研究了具有多个平行边裂纹的板结构在拉伸载荷下,裂纹尖端附近的应力场和破坏路径的变化。Yang 等[11]研究了冲击作用下空孔缺陷和Ⅰ型裂纹的相互作用。李清等[12]研究了含预制裂纹的梁柱试件在落锤冲击作用下的破坏机理。但对靠近节点核心区含预制裂纹的 L 形梁柱的动态破坏还较少涉及。本文中,设计模拟诸如钢结构裂纹损伤的含有预制裂纹的 L 形梁柱试件,运用动态焦散线实验系统,研究冲击荷载下节点核心区附近不同位置预制裂纹的试件的动态破坏特征,揭示裂纹位置对 L 形梁柱试件断裂模式的影响。

1 实验原理

1.1 焦散线的力学原理

焦散线法作为非接触光学测试手段,其力学机制在于含裂纹面的模型受到拉应力的作用,裂纹尖端附近的应力与 $r^{-1/2}$ 成正比,r 为裂尖附近的点距裂尖的距离。距离裂纹尖端越近的地方,应力趋于无穷大,引起材料折射率和厚度的改变。平行光穿过模型,由于折射现象在参考平面形成一阴影区(焦散斑),其成像原理如图 1 所示,z_0 为参考平面距模型的距离,δ_0 为试件受到的拉应力,d 为模型的厚度。

* **收稿日期**: 2017-07-07; **修回日期**: 2017-09-25
基金项目: 国家自然科学基金项目(51374212)
第一作者: 李 清(1969—),男,博士,教授; **通信作者**: 薛耀东,xuecumtb@163.com。

图 2 给出了Ⅰ型和Ⅰ-Ⅱ复合型断裂的焦散斑形状，D_1为焦散斑的纵向最大直径，D_{max}为焦散斑的最大直径，D_{min}为焦散斑的最小直径。

1.2 焦散线的数学原理

平行光从裂尖附近一点 $P(r,\varphi)$ 穿过模型，由于模型折射率的变化，光线实际到达屏幕上的 $P'(x',y')$ 点，它是一个矢量，用 $\boldsymbol{\omega}$ 表示，如图 3 所示。$\boldsymbol{\omega}$ 是点 $P(r,\varphi)$ 的函数。在参考平面上，点 P' 的矢量 $\boldsymbol{r}'$ 为：

$$\boldsymbol{r}' = \boldsymbol{r}_m + \boldsymbol{\omega}(r,\varphi) \tag{1}$$

式中：$\boldsymbol{\omega}(r,\varphi) = z_0 \operatorname{grad}(\Delta S)$，$\Delta S$ 为模型引起的光程差，$\Delta S = (n-1)\Delta d + d\Delta n$，$\Delta d$ 为模型厚度的变化，Δn 为折射率的变化。平行光经模型后，折射光线包络一个阴影区域，在参考平面上就形成了焦散线，焦散线是由方程(1)决定的奇异曲线。产生奇异的充要条件是 Jacobi 行列式为零，即：

$$J = \frac{\partial x'}{\partial r}\frac{\partial y'}{\partial \varphi} - \frac{\partial x'}{\partial \varphi}\frac{\partial y'}{\partial r} = 0 \tag{2}$$

满足式(2)的点(r,φ)在映射(1)下成像于焦散点，而不满足式(2)的点将成像于焦散之外，这是焦散斑为一暗斑的原因。

2 实验方案

2.1 实验系统

反射式焦散线实验技术要求高，一般难以获得较清晰的焦散斑，较多采用透射式焦散线实验系统。透射式焦散线实验系统主要包括激光光源、扩束镜、凸透镜、高速相机、计算机、加载架，如图 4 所示。该系统能够快速记录试件在动载荷下裂纹的扩展过程，且系统误差小。高速相机为 Fastcam-SA5(16G)彩色高速数码相机，最大拍摄速度为 10^6 帧/秒。实验中曝光时间预设为 10 μs，照片分辨率为 320 pixel×192 pixel。光源采用绿色激光光源，光强可在 0～200 mW 范围内调节，实验中光强为 80 mW。

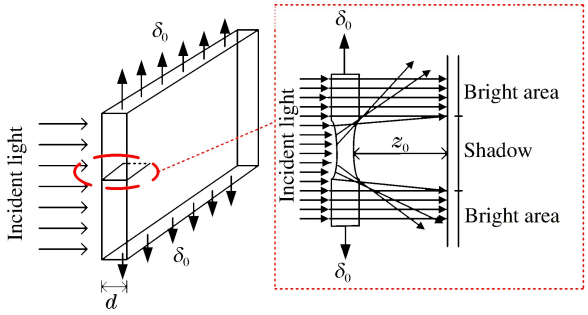


图 1 焦散线成像原理图

Fig. 1 Schematic diagram of caustic formation

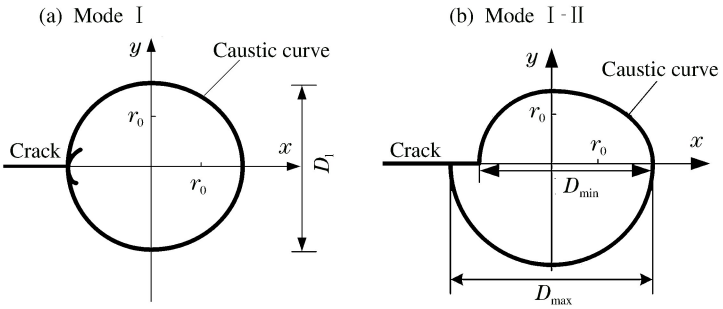


图 2 Ⅰ型和Ⅰ-Ⅱ复合型裂纹尖端焦散斑形状

Fig. 2 Caustic shapes at crack tip under mode Ⅰ and mixed mode

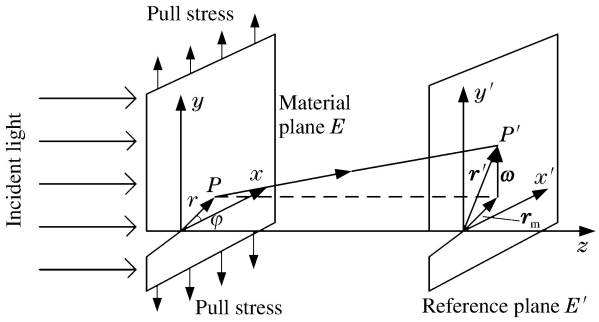


图 3 焦散线成像原理图

Fig. 3 Schematic diagram of caustic formation

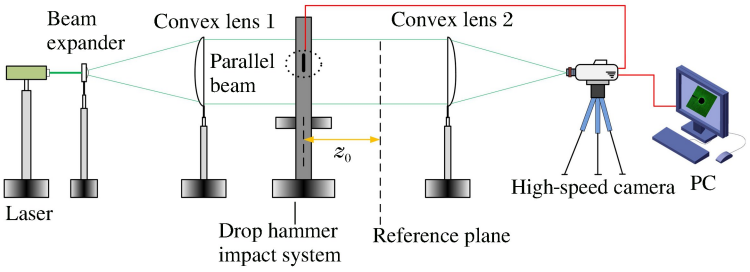


图 4 实验光路图

Fig. 4 Schematic diagram of experimental optical system

2.2　试件设计

有机玻璃被广泛应用于土木工程模型实验中[13-15]，具有均质性高、加工成型容易等特点，能够有效模拟材料的弹性阶段断裂破坏；同时，其透光性好，是被广泛用于透射式焦散线实验的实验材料。试件采用 5 mm 厚的有机玻璃板。

预制裂纹过长导致试件在冲击载荷下瞬态破坏，裂纹过短不能有效反映初始损伤，结合前期实验结果，最终确定预制裂纹长6 mm。采用激光切割加工裂纹，裂纹宽度精确控制在0.3 mm。预制裂纹到节点核心区的距离分别设置为 $l=2,12,22,32$ mm，对应的试件记为 A、B、C 和 D。为模拟自由端受到冲击扰动时试件的破坏，加载点到自由端的距离设置为10 mm，试件尺寸详见图 5。

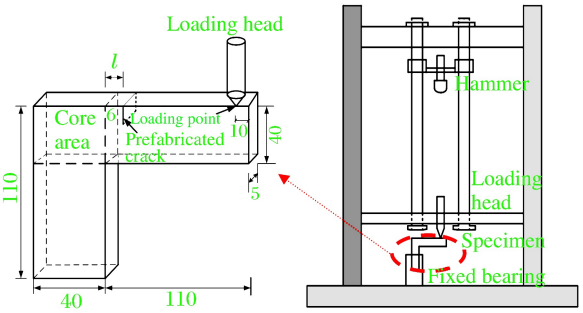


图 5　落锤冲击加载装置（单位：mm）

Fig. 5　Drop hammer impact system (unit: mm)

有机玻璃的动态力学参数测定结果如下：纵波波速 $c_l=2\ 320$ m/s，横波波速 $c_s=1\ 260$ m/s，动态弹性模量 $E_d=6.1$ GPa，泊松比 $\nu=0.31$，材料应力光学常数 $|c_t|=0.86\times10^{-10}$ m^2/N。

2.3　加载方法

实验采用落锤冲击加载，落锤质量为 2 kg，如图 5 所示。依据试件的实际情况，根据前期实验效果采用 280 mm 的下落高度，加载速度为 2.4 m/s。在柱子底端采取固支约束，防止发生转动。

3　裂纹动态断裂力学参数的确定

3.1　裂纹扩展位移和速度

由焦散斑图片可以确定相邻瞬时裂纹扩展的水平、竖直位移分量。根据文献[18]中提出的多项式拟合方法来计算裂纹的扩展长度。裂纹扩展长度与时间的函数关系可以写成下式：

$$s(t)=\sum_{i=0}^{9}a_i t^i \tag{3}$$

式中：系数 a_i 可以由最小二乘法原理求出。对公式(3)求导即可求出裂纹的扩展速度：

$$v=s'(t) \tag{4}$$

当裂纹扩展轨迹是一条曲线时，可以按照式(4)分别求出裂纹水平、竖直扩展速度，然后得到：

$$v=\sqrt{v_x^2+v_y^2} \tag{5}$$

式中：$v_x=s_x'(t)$，$v_y=s_y'(t)$，v 为裂纹扩展的速度。

3.2　裂纹扩展角

在裂纹扩展过程中，裂纹扩展方向与初始裂纹夹角的计算公式为：

$$\tan\theta=\Delta x/\Delta y \tag{6}$$

式中：θ 为裂纹扩展角，Δx、Δy 分别为裂纹在相邻瞬时水平、竖直方向的扩展位移。

3.3　动态应力强度因子

动态应力强度因子表征裂纹尖端应力集中程度，Beinert 等[16]将正应力引起的Ⅰ型断裂的动态应力强度因子表示为：

$$K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}=\frac{2\sqrt{2\pi}F(v)}{3g^{5/2}z_0|c_t|d}D_l^{5/2} \tag{7}$$

式中：$F(v)$ 为扩展速度对焦散斑形状影响的速度调节因子，对于具有实际意义的裂纹扩展速度，$F(v)\approx1$；g 为应力强度数值因子，取 3.17。

对于在正应力、剪切力共同作用下的Ⅰ、Ⅱ复合型断裂，Kalthoff[17]给出了裂纹尖端的动态应力强度因子 $K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}$、$K_{\mathrm{II}}^{\mathrm{d}}$ 的表达式：

$$K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}=\frac{2\sqrt{2\pi}F(v)}{3g^{5/2}z_0d\left|c_{\mathrm{t}}\right|}D_{\max}^{5/2},\qquad K_{\mathrm{II}}^{\mathrm{d}}=\mu K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}} \tag{8}$$

式中：μ 为应力强度因子比例系数；文献[9]中给出了 μ 与$(D_{\max}-D_{\min})/D_{\max}$之间的关系曲线，以及 g 与 μ 之间的关系曲线；通过焦散斑的特征尺寸 $D_{\max}$、$D_{\min}$，即可得到 μ 和 g 的值。

4 实验结果和动态裂纹扩展机理分析

4.1 实验结果

为保证实验的可重复性，每种方案都做了 5 组实验，断裂效果见图 6。试件均从预制裂纹尖端起裂，试件 A 中裂纹扩展轨迹近似一直线，试件 B、C、D 中沿着预制裂纹方向裂纹扩展距离呈递减趋势，扩展轨迹偏离预制裂纹距离逐渐增大，曲裂程度递增。试件 C、D 断裂轨迹的凹凸性有 2 次较明显的变化，扩展轨迹发生第 2 次曲裂后迅速在梁的下边缘贯通。

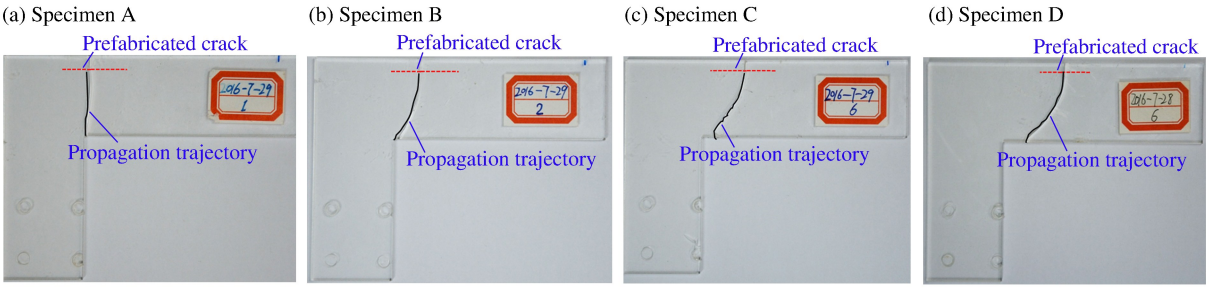


图 6 试件断裂示意图

Fig. 6 Fracture diagrams of specimens

图 7 中给出了部分动态焦散斑图片。由图 7(a)可知：$t=0$ μs 时开始加载；当应力波传播到裂纹尖端处，由于弯曲波与裂纹尖端的相互作用产生应力集中效应，出现焦散斑；随着裂纹尖端应力场的改变，散斑的大小也发生变化；$t=970$ μs 时裂纹起裂，散斑大小随着裂纹扩展开始波动减小。在整个断裂过程中散斑形状始终关于裂纹对称，是Ⅰ型断裂。由图 7(b)、(c)可知，起裂前焦散斑直径振荡变化，同时焦散斑呈现出复合特征。图 7(b)中裂纹起裂后的 $t=980$，1 020 μs 时刻，图 7(c)、(d)中的 $t=970$ μs 时刻复合特征更明显，反映了试件 B、C、D 裂尖的Ⅰ-Ⅱ复合型破坏。

4.2 裂纹扩展路径及扩展速度分析

4.2.1 裂纹扩展路径变化规律

准确预测带裂纹结构失稳破坏路径对建筑结构的安全评估和防护起到积极作用，在裂纹扩展方向上提前加固能够有效抑制动态裂纹的扩展。图 8、9 中分别给出了裂纹扩展位移和扩展角时程曲线。

由图 8 可知，试件的竖直(vertical，V)位移基本相同，均大于各自的水平(horizontal，H)位移。水平位移随着 l 值的增大逐渐变大，且时程曲线的斜率逐渐增大，说明水平位移的增长速度逐步加快。试件 A 的水平位移基本为零，始终沿着预制裂纹方向扩展，表现为正截面破坏。试件 B、C、D 在起裂后 10 μs至 30 μs 裂纹沿着预制裂纹方向扩展，之后水平位移增大，扩展轨迹向梁柱节点处偏转，发生第 1 次曲裂，表现出斜拉破坏特征。当裂纹尖端偏离预制裂纹平面(0.6～0.8)l时，水平位移增幅逐渐变小甚至开始负增长，裂纹发生第 2 次曲裂。由以上分析可知，$l=2$ mm时试件主要发生正截面破坏；随着 l 值的增大，试件断裂模式逐渐变为斜截面破坏，并且 l 值越大，斜截面破坏特征越明显。

由图 9 可知，发生曲裂前裂纹扩展角增速缓慢，裂尖主要为Ⅰ型加载。发生第 1 次曲裂后，增速加快，试件 A、B、C、D 裂纹扩展角的最大值分别为 2.3°、17.8°、28.3°、29.0°。试件 B 的裂纹扩展角较试件 A 的显著增大，试件 C 与 B，D 与 C 的扩展角差值逐渐减小，裂纹扩展角的增大速率随着 l 的增大逐渐变大。裂纹发生第 2 次曲裂后，水平位移略微减小，而竖直位移增大造成扩展角逐渐减小。



图 7　动态焦散斑图片

Fig. 7　Digital dynamic speckle photos

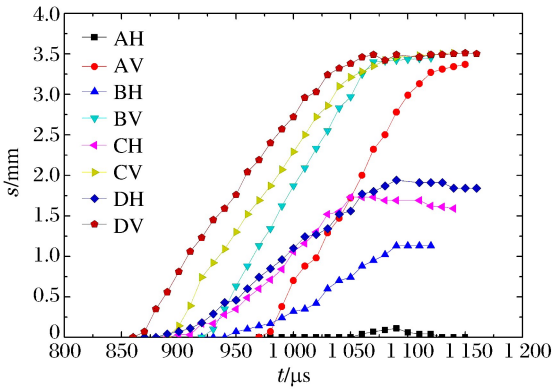


图 8 裂纹扩展水平位移和竖向位移时程曲线

Fig. 8 Horizontal and vertical displacements of crack propagation varying with time

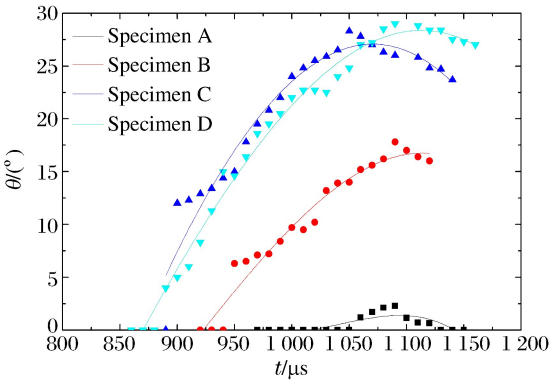


图 9 裂纹扩展方向与竖直方向夹角的时程曲线

Fig. 9 Angle between crack propagation direction and vertical direction varying with time

图 10 为裂纹贯通点位置变化示意图，2 个纵轴 d_1、d_2 分别表示贯通点距梁柱节点、初始裂纹的距离。由图 10 可知，贯通点与预制裂纹水平距离分别为 1、9、14、17 mm，相应的扩展轨迹的曲裂程度逐渐增大。图 11 为裂纹扩展轨迹图，由图 11 可知，试件 A 基本不发生曲裂，试件 B、C、D 均发生 2 次曲裂，第 1 次曲裂方向与预制裂纹所在平面夹角为 15°～25°。扩展轨迹发生第 2 次曲裂后，在试件下边缘贯通。随着 l 值的增大，裂纹贯通点与节点距离逐渐增大，对应各自 l 值的 0.25～0.45 倍；贯通点与预制裂纹的夹角增大，裂纹曲裂程度逐渐增大。

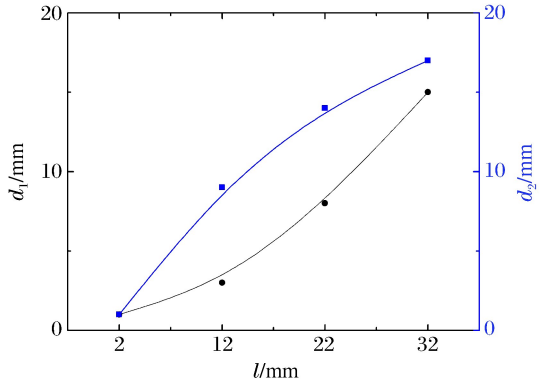


图 10 裂纹贯通点位置变化示意图

Fig. 10 Sketch map of penetration point position

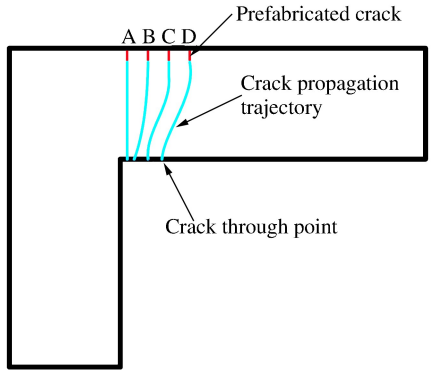


图 11 裂纹扩展轨迹图

Fig. 11 Trajectory diagram of crack propagation

试件 B、C、D 裂纹扩展轨迹发生第 1 次曲裂是由于随着裂纹扩展，裂尖受到的剪力逐渐增大，在剪力的影响下，扩展轨迹发生偏转。扩展裂纹的偏转程度（裂纹扩展角曲线切线的斜率）在裂尖扩展到(0.70～0.75)h(h 为梁高)时达到最大。这是由于动态裂纹扩展时，应力波与裂纹间相互作用使得梁中应力发生重分布，中性轴下移。在新的中性轴附近弯矩较小，而剪力较大，使得裂纹偏转程度最大。随着裂纹的扩展，动态裂纹逐渐受到压应力的作用，同时在裂尖上部形成一个新的中心点，作用有拉应力。裂尖附近的压应力和尖端上部的拉应力，形成新的弯矩，扩展轨迹发生第 2 次曲裂。

4.2.2 裂纹扩展速度变化规律

由公式(5)得到裂纹扩展速度时程曲线，见图 12。每种试件裂纹扩展速度时程曲线表现出一定的相似性，裂纹起裂后裂尖孕育的弹性应变能迅速释放，使得裂纹扩展速度快速升高，迅速达到极大值。此后，裂纹扩展速度振荡变化至试件破坏。裂纹扩展速度的振荡变化说明试件断裂过程中能量的释放是一个动态过程。

试件 A 在裂纹起裂后 30 μs，裂纹扩展速度达到最大值 320 m/s。在970～1 090 μs之间裂纹扩展

速度振荡变化，变化范围为 180～310 m/s。t＝1 090 μs时，裂纹扩展速度达到极大值215 m/s，之后裂纹扩展速度持续下降。试件 B 的裂纹扩展速度较试件 A 的变化幅度小，裂纹扩展加速度较小，在裂纹起裂后 30 μs 裂纹扩展速度增大至极大值288 m/s，在裂纹扩展中期振荡性增强。原因可解释为：扩展过程中惯性作用驱动裂纹扩展，且经边界的反射波与传递到裂尖的应力波继续相互叠加，造成裂尖处的应力集中程度发生改变，二者的共同作用使得裂纹扩展速度振荡性增强。裂纹扩展后期速度持续降低，是因为压应力的存在一定程度减慢了裂纹扩展。

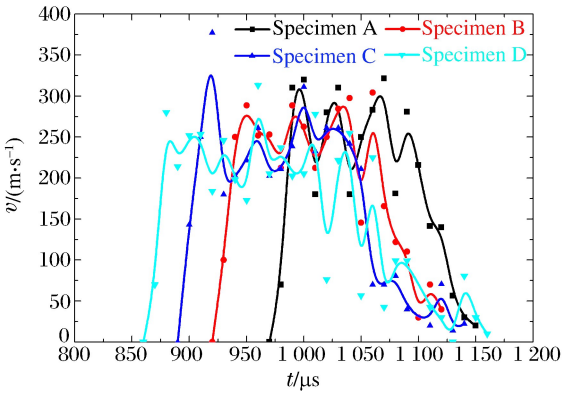


图 12　裂纹扩展速度时程曲线

Fig. 12　The curves of crack propagation velocity versus time

试件 C 的裂纹扩展速度变化幅度、加速度较试件 A、B 的增大，预制裂纹起裂后30 μs扩展速度达到最大值376 m/s，t＝960，1 000 μs时，裂纹扩展速度分别出现极大值 260、310 m/s。由图 12 可知，其裂纹扩展速度极大值的变化幅度也是最大的。试件 D 在起裂后 20 μs，裂纹扩展速度达到极大值280 m/s。在裂纹扩展前期(860～1 010 μs)，由于扩展路径较平直，能量释放均匀，裂纹扩展速度的振荡幅度较小；后期(1 010～1 160 μs)裂纹扩展速度振荡减小的幅度逐渐增大，速度振荡减小持续的时间在 4 种试件中也是最长的。扩展路径变曲折，应力波在裂纹尖端反射、衍射作用增强，裂尖能量释放的不均匀性增强，造成裂纹扩展的振荡性增强；裂纹扩展后期，随着曲裂程度增大，裂纹面的表面能增加，用于裂纹扩展的动能减少，扩展速度降低，由于试件 D 曲裂程度最大使得裂纹扩展速度振荡减小的时间最长。

试件 A 至 D 的平均裂纹扩展速度分别为 192、187、167、152 m/s，呈递减趋势。试件 A 至 D 裂纹扩展长度递增，克服阻力做的功(表面能)越多，在冲击能量一致的前提下，用于扩展裂纹的动能越少，所以模型 D 的平均裂纹扩展速度最低。由图 12 可知，模型断裂所用时间分别为 180、200、250、300 μs，逐渐变长。原因在于扩展长度增加，而扩展速度逐渐降低导致扩展时间增长。

4.3　裂纹扩展机理的动力学分析

4.3.1　*裂纹尖端应力场的分析*

由式(8)得到动态应力强度因子时程曲线，见图 13。由图 13 可知，应力强度因子的变化可分为 2 个阶段：裂纹起裂前的能量积累阶段和裂纹扩展的能量释放阶段。在起裂前，应力强度因子振荡增大，达到极大值，裂纹起裂；进入裂纹扩展阶段，应力强度因子振荡减小至试件完全断裂。

试件 A 发生Ⅰ型断裂，t＝970 μs时，$K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}$ 增大到最大值 2.56 MN/m$^{3/2}$。由于加载方式、节点的不对称以及预制裂纹距节点距离的增大，试件 B、C、D 均处于复合应力场中，且 $K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}$ 始终位于 $K_{\mathrm{II}}^{\mathrm{d}}$ 的上方，说明复合型断裂中 $K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}$ 占据主导地位。试件 B 的 $K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}$ 呈“台阶状”振荡增大，表现出增大-小幅振荡减小至极小值的循环过程，反映出应力波与裂尖相互作用的无规律性，直至预制裂纹起裂。t＝890 μs 时，应力强度因子达到极大值 $K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}$＝1.95 MN/m$^{3/2}$，$K_{\mathrm{II}}^{\mathrm{d}}$ ＝ 0.2 MN/m$^{3/2}$，预制裂纹起裂。由于裂纹扩展速度的快速增大，应力强度因子迅速减小。试件 C、D 应力强度因子的变化具有相似性，$K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}$ 均呈“阶跃式”振荡增大。试件 D 的 $K_{\mathrm{II}}^{\mathrm{d}}$ 较大，振荡性更强。试件 C、D 分别在 t＝890，860 μs 时起裂，对应的应力强度因子分别为 $K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}$ ＝1.80 MN/m$^{3/2}$，$K_{\mathrm{II}}^{\mathrm{d}}$ ＝0.3 MN/m$^{3/2}$；$K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}$ ＝1.65 MN/m$^{3/2}$，$K_{\mathrm{II}}^{\mathrm{d}}$ ＝ 0.4 MN/m$^{3/2}$。

试件起裂时刻引入量纲一量 $K_{\mathrm{II}}^{\mathrm{d}}/K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}$，随着 l 值的增大，其值分别为 0、0.1、0.16、0.24，$K_{\mathrm{II}}^{\mathrm{d}}$ 所占比重逐渐增大，复合特征更明显，断裂模式由Ⅰ型转变为Ⅰ-Ⅱ复合型。从冲击动力学的角度，悬臂梁受集中质量冲击加载，随着到加载点距离的增大，弯矩逐渐增大，剪力逐渐减小。所以 l 值越小，试件起裂时 $K_{\mathrm{II}}^{\mathrm{d}}/K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}$ 值越小。

扩展过程中试件 A、B、C、D 的动态应力强度因子的平均值分别为 1.8、1.45、1.23、1.17 MN/m$^{3/2}$。在不考虑温度的前提下，扩展韧度只和裂纹扩展的平均速度相关[19]。由实验得到，裂纹扩展的平均速度越高，扩展韧度也越大。这是由于裂纹扩展速度越高，微观破坏模式由沿晶断裂逐渐转变为穿晶断裂，进而需要消耗较多的能量。

由图 13 可知，试件 A 至 D 分别在 t=970，920，890，860 μs 时起裂，所需时间逐渐减少。起裂时间决定于裂纹尖端弹性能孕育的快慢，预制裂纹位置不同导致应力波与裂尖作用的强弱也不同。落锤冲击后，应力波首先作用在距加载点较近的裂纹处，试件 D 最早出现应力集中，最先起裂。预制裂纹距加载点距离增大，应力波传递到裂尖处所需的时间更长；并且在传播过程中应力波逐渐衰减，使得能量在距加载点较远的裂纹积聚较慢，试件起裂所需时间较长。实际工程中，节点附近距冲击加载点较近的裂纹在动载荷下起裂所需时间较短，安全性较差。

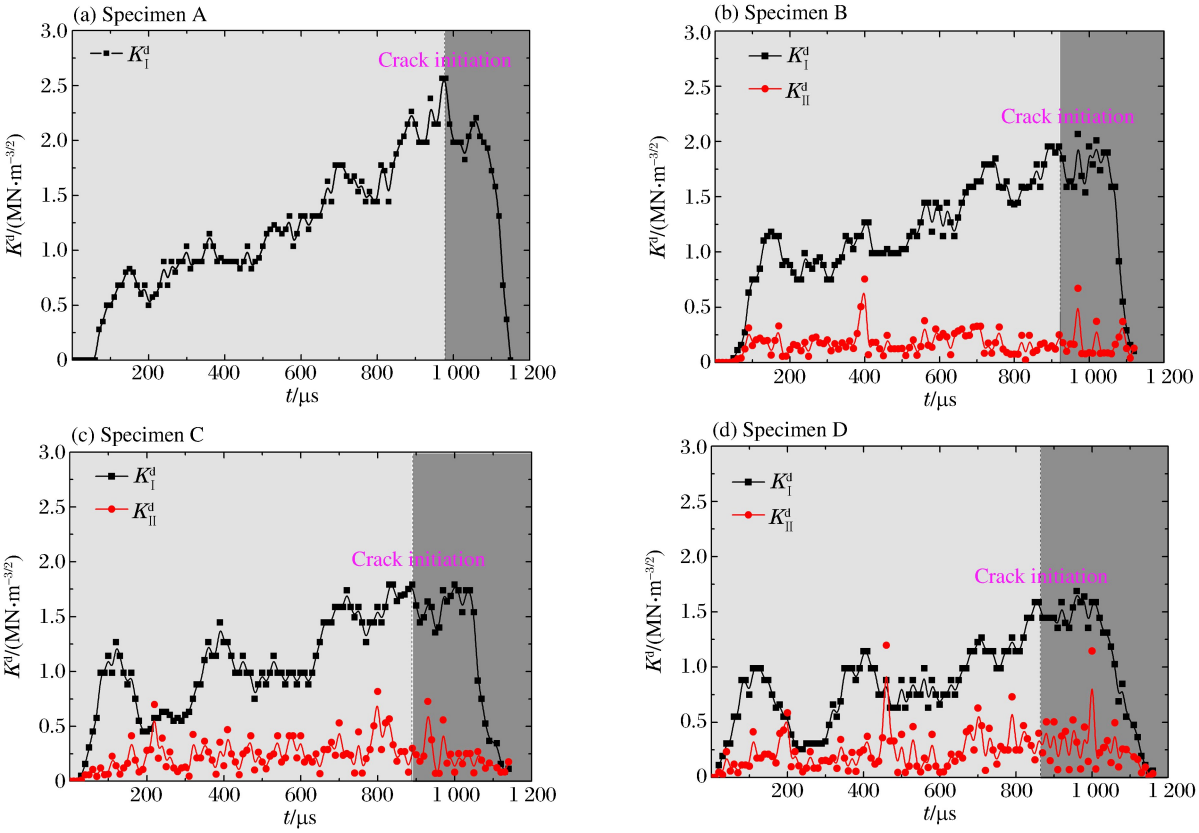


图 13 动态应力强度因子时程曲线

Fig. 13 The curves of dynamic intensity stress factor versus time

4.3.2 裂纹尖端能量的分析

图 14 为裂纹驱动力与裂纹扩展长度示意图[20]，曲线 $ABCE$ 为动态载荷提供的驱动力曲线，与裂纹扩展长度 a 和作用时间 t 有关，用 $K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}(t,a)$ 表示；直线 CD 表示裂纹扩展阻力 R。试件受到动态载荷，在应力波的作用下，裂纹尖端形成应力集中。应力波在缺陷处的绕射、反射、衍射作用使得驱动力振荡增强，在 A 点达到动态断裂韧度 $K_{\mathrm{IC}}^{\mathrm{d}}$，裂纹起裂。裂纹瞬时具有较大的扩展速率，动能增加，应变能释放。由于应力波与扩展裂纹的相互作用，驱动力在裂纹起裂后略微增大至 B 点，B 点之后驱动力持续减小。裂纹扩展过程中，驱动力一部分用来克服阻力 R，其余转化为动能 T 和裂尖的弹性应变能 U。受试件边界影响，加载应力波和卸载应力波经反射后，又继续作用在裂纹

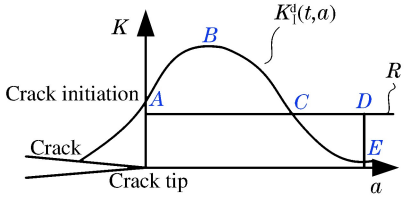


图 14 裂纹驱动力与裂纹扩展长度的关系[20]

Fig. 14 Relationship between crack driving force and crack propagation length[20]

处，造成裂纹驱动力振荡跳跃减小。由图 14 可知，驱动力下降过程中达到临界点 $C(K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}(t,a)=R)$时，由于扩展裂纹的动能不能忽略，此时 $K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}(t,a)+T\geqslant R$，裂纹继续扩展。裂纹的动能和裂尖的弹性应变能将用来推动裂纹扩展，直至试件在 E 点完全破坏。

5　结　论

(1)动态焦散线法作为可视化断裂力学测试手段，可以用来研究冲击载荷下节点核心区附近含预制裂纹的 L 形梁柱试件的起裂、扩展全过程以及裂尖应力场的变化。

(2)预制裂纹距节点核心区距离 l 增大，断裂模式逐渐由拉伸断裂向斜拉断裂转变，裂纹贯通点与预制裂纹的水平距离逐渐增大，曲裂程度也相应地逐渐增大。

(3)裂纹起裂后 10～30 μs，裂纹扩展速度迅速升高到极大值，而后振荡变化，扩展后期速度持续降低。随着 l 的增大，裂纹扩展的平均速度降低，试件从起裂到裂纹贯穿所需时间增长。

(4)l 值增大，试件断裂时 $K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}$ 值逐渐减小，$K_{\mathrm{II}}^{\mathrm{d}}$ 值逐渐增大。$l=32$ mm 的试件断裂时复合特征最明显。随着 l 值增大，试件的平均扩展韧度逐渐减小，预制裂纹起裂时间缩短。动载作用下节点核心区附近微裂纹对结构的稳定性有重要影响，应在其扩展路径上采取加固措施，抑制动态裂纹的扩展。

参考文献：

[1] 郑云，叶列平，岳清瑞. CFRP 板加固含裂纹受拉钢板的疲劳性能研究[J]. 工程力学，2007，24(6)：91-97.
ZHENG Yun, YE Lieping, YUE Qingrui. Study on fatigue behavior of cracked tensile steel plates reinforced with CFRP plates[J]. Engineering Mechanics, 2007, 24(6): 91-97.

[2] 范国玺，宋玉谱，王立成. 钢筋混凝土框架结构梁柱中节点动态力学性能试验研究[J]. 振动与冲击，2015，34(12)：58-64.
FAN Guoxi, SONG Yupu, WANG Licheng. Experimental study on dynamic mechanical properties of interior RC frame beam-column joints[J]. Journal of Vibration and Shock, 2015, 34(12): 58-64.

[3] 王元清，周晖，石永久，等. 基于裂纹扩展阻力曲线的钢结构构件断裂行为评估模型[J]. 清华大学学报(自然科学版)，2013，53(5)，595-600.
WANG Yuanqing, ZHOU Hui, SHI Yongjiu, et al. Fracture behavior evaluation model for steel structural components based on crack extension resistance curves[J]. Journal of Tsinghua University (Science & Technology), 2013, 53(5): 595-600.

[4] 王志华，赵勇刚，马宏伟. 梁结构中裂纹参数识别方法研究[J]. 计算力学学报，2006，23(3)：307-312.
WANG Zhihua, ZHAO Yonggang, MA Hongwei. Investigation on crack identification in the beam-type structures [J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2006, 23(3): 307-312.

[5] 周晖，王元清，石永久，等. 基于微观机理的梁柱节点焊接细节断裂分析[J]. 工程力学，2015，32(5)：37-50.
ZHOU Hui, WANG Yuanqing, SHI Yongjiu, et al. Fracture analysis of welded details in beam-to-column connections using macromechanics-based models[J]. Engineering Mechanics, 2015, 32(5): 37-50.

[6] RUAN H H, YU T X. Deformation mechanism and defect sensitivity of notched free-free beam and cantilever beam under impact[J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 28(1): 33-63.

[7] LIU J, ZHU W D, CHARALAMBIDES P G, et al. A dynamic model of a cantilever beam with a closed, embedded horizontal crack including local flexibilities at crack tips[J]. Journal of Sound and Vibration, 2016, 382: 274-290.

[8] MANOGG P. International conference on the physics of non-crystalline solids[M]. Netherlands, 1964: 481-490.

[9] THEOCARIS P S, PAPADOUPOUS G A. The influence of geometry of edge-cracked plates on K_{I} and K_{II} components of the stress intensity factor studied by caustics[J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 1984, 17(12): 2339-2349.

[10] YAO X F, JIN G C, ARAKAWA K, et al. Experimental studies on dynamic fracture behavior of thin plates with parallel single edge cracks[J]. Polymer Testing, 2002, 21(8): 933-940.

[11] YANG R S, XU P, YUE Z W, et al. Dynamic fracture analysis of crack-defect interaction for mode I running

crack using digital dynamic caustic method[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2016,161:63-75.

[12] 李清,刘绍兴,苏鹏,等.预制裂纹梁柱节点冲击破坏过程的动态焦散线实验研究[J].振动与冲击,2008,27(10):23-26.
LI Qing, LIU Shaoxing, SU Peng, et al. Experimental study on impactive fracture behavior of a beam-column connection with cracks by caustic method[J]. Journal of Vibration and Shock, 2008,27(10):23-26.

[13] 王综秩,王元清,杜新喜,等.有机玻璃与不锈钢连接节点承载性能试验研究[J].东南大学学报(自然科学版),2016,46(1):105-109.
WANG Zongzhi, WANG Yuanqing, DU Xinxi, et al. Experimental research on bearing capacity of joint of acrylic and stainless steel[J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2016,46(1):105-109.

[14] 黄川腾.空心楼盖结构分析方法及板柱节点冲切问题研究[D].重庆:重庆大学,2015:41-48.

[15] 赵秋,陈宝春,郭智勇,等.新月形拱-连续梁组合桥梁结构体系试验研究[J].土木工程学报,2015,48(增刊 1):8-14.
ZHAO Qiu, CHEN Baochun, GUO Zhiyong, et al. Experimental studies on crescent arch-continuous beam composite bridge structures[J]. China Civil Engineering Journal, 2015,48(suppl 1):8-14.

[16] BEINERT J, KALTHOFF J F. Experimental determination of dynamic stress intensity factors by shadow patterns[M]. Netherlands: Springer, 1981:281-330.

[17] KALTHOFF J F. Shadow optical method of caustics[M]// Handbook on Experimental Mechanics. New York: Prentice Hall, 1987:430-500.

[18] TAKAHASHI K, ARAKAWA K. Dependence of crack acceleration on the dynamic stress-intensity factor in polymers[J]. Experimental Mechanics, 1987,27(2):195-200.

[19] ZHANG Q B. A review of dynamic experimental techniques and mechanical behavior of rock materials[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2014,47(4):1411-1478.

[20] BROKE D. Elementary engineering fracture mechanics[M]. Martinus Nijho Publishers, 1982:154-156.

Dynamic fracture processes of L-shaped beam-column specimens with prefabricated cracks

LI Qing, XUE Yaodong, YU Qiang, XU Wenlong, WEI Guihua

(*School of Mechanics and Architecture Engineering, China University of Mining and Technology, Beijing* 100083, *China*)

Abstract: The dynamic propagation mechanics of prefabricated crack and its effect on joint were studied for the impact fracture process of L-shaped beam-column specimens with prefabricated cracks. The drop testing was carried out on the specimens with cracks at different distances l far from node core area by using the digital dynamic caustic system and the variations of crack propagation trajectory, velocity and dynamic stress-intensity factor were obtained. The results show that the increase of l leads to the angle between the penetration point of the extended crack at the edge of the beam and the prefabricated crack increases gradually and the degree of crack curving becomes larger. With the increase of l, the oscillation of crack propagation velocity increases, the average velocity decreases and the crack propagation time is gradually prolonged. When the value of l is 2 mm, the fracture pattern is mode Ⅰ. As the value of l increases, the crack tip is increased by the shear stress, the dynamic stress intensity factor of mode Ⅰ decreases and the dynamic stress intensity factor of mode Ⅱ gradually increases. The fracture pattern gradually becomes Ⅰ-Ⅱ complex mode.

Keywords: beam-column specimen; impact; caustic; dynamic fracture; prefabricated crack; stress intensity factor

(责任编辑 张凌云)